

乾式一面破碎地圧測定法の理論的・実験的検討

石田毅¹・水田義明²・中山芳樹³・山下貢⁴・新宮和喜⁵

¹正会員 工博 山口大学助教授 工学部社会建設工学科(〒755-8611 宇部市常盤台2-16-1)

²正会員 工博 山口大学教授 工学部社会建設工学科(同上)

³正会員 (株)日本パブリック 技術開発部, 兼 山口大学大学院理工学研究科博士後期課程(同上)

⁴工博 (財)資源・環境観測解析センター 調査研究部調査課(〒104-0054 中央区勝どき3-12-1)

⁵三井金属資源開発(株) 環境事業部(〒140-0032 品川区大崎1-11-1 ゲートシティ大崎Westタワー18階)

水圧破碎は有用な地圧測定法であるが、最大地圧の大きさを間接的にしか測定できない欠点を有している。著者らは、水圧破碎法の利点を有ししかも最大地圧を直接測定できる方法として、任意の方向に亀裂面を造成できる乾式一面破碎法に着目し、孔壁面に生じる応力状態と理論的な圧力-変位曲線を境界要素法解析で求めて、室内実験の結果と比較した。その結果、室内実験の測定値は一見妥当な結果を与えるが、これは亀裂位置に生じる2倍近い応力集中を無視していることが亀裂再開口圧を平均的に2倍程度大きく読み違えることで相殺されるためであり、今後信頼性の高い手法に改善するためには、亀裂の再開口を確実に検出する方法を見出す必要があることがわかった。

Key Words: stress measurement, boundary element method, single fracture, reopening pressure, rock mechanics

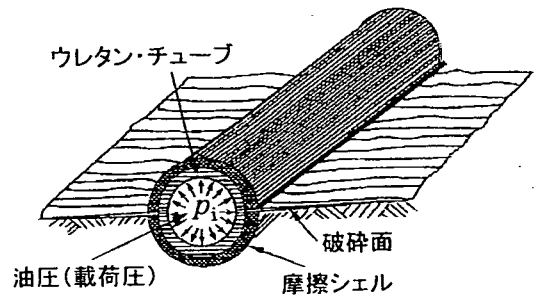
1. はじめに

地下の開発を安全にかつ経済的に行うためには、岩盤内に作用している地圧の方向と大きさを測定することが重要であり、簡便で信頼性の高い測定法の開発が求められている。地圧の測定法には、原位置で回収したボーリング・コアを用いて室内実験によって地圧を推定する方法と、原位置で地圧を直接測定する方法の2種類があり、原位置測定法はさらに次の2通りに大別される^{1),2)}。ひとつは応力解放法である。この方法は、岩盤中にボーリング孔を削孔して測定器をその内部に埋設したり、孔壁や孔底に貼り付けたりした後、オーバーコアリングを行うことによって岩盤内に作用している地圧を解放する方法である。地圧が解放されることによって生ずるボーリング孔の形状変化をいくつかの点におけるひずみ、孔径変化、標点間距離の変化などを測定することによって検出し、岩盤の弾性係数を用いてそのような形状の変化をもたらす地圧の方向と大きさを逆算する方法である。もうひとつはボーリング孔壁を加圧して破壊させ、亀裂発生時の圧力や発生した亀裂の閉塞時や再開口時の圧力から地圧を求める方法であり、その代表的な方法は水圧破碎法^{3),4)}である。

水圧破碎法はオーバーコアリングを必要としないので、ワイヤラインを用いた深い位置での測定が可能である。しかし、水圧破碎で造成された亀裂面に垂直に作用する最小圧縮主応力は Shut - In Pressure として直接に測定されるが、地下開発に関して最も重要な最大圧縮主応力は、弾性理論から得られるボーリング孔まわりの応力再配分に依存し、かつ人工亀裂内に間隙水圧が全く作用しないか逆にボーリング孔内圧と同じ大きさの間隙水圧が作用するかの現実とは異なるいずれかの仮説を設けなければ逆解析できず、信頼性に劣る欠点がある。この欠点を克服するため、ボーリング孔軸と垂直な平面内の最小圧縮主応力方向に、ボーリング孔軸に沿ってウォーター・ジェットを用いて溝を切削し、その区間で水圧破碎を行い、溝の延長上に造成した亀裂に垂直な応力成分、すなわち、最大圧縮主応力を直接測定しようとする、Water Jet Borehole Slotting 支援による水圧破碎法も開発され、実際に測定が行われている⁵⁾。しかしこの方法は、溝の切削に手間を要し、特に深いボーリング孔では簡便な測定法とは言い難い。

著者らは、測定者の意図する方向に自由に亀裂面を造成できる Serata Geomechanics Inc. が開発し

た乾式一面破碎法に着目した。この方法は、岩盤の弾性係数を用いず応力を直接測定できる点で水圧破碎法と同じ利点を有し、しかも人工亀裂内の間隙水圧に関する仮定を必要とせずに最大圧縮主応力を直接測定できる点で水圧破碎法にない利点を有しているからである。そこで、この測定手法の妥当性を理論的・実験的に検討したので、以下に報告する。



2. 乾式一面破碎法の特徴と測定原理

(1) 乾式一面破碎法の特徴

水圧破碎ではボーリング孔壁に水圧を作用させるが、この水圧の代わりに、柔軟なウレタン・チューブを介してボーリング孔壁に流体圧を載荷するスリーブ・フラクチャリング法^{6),7)}や剛性プレート⁸⁾を介して載荷するプレート・フラクチャリング法^{9),9)}が考案されている。このうちスリーブ・フラクチャリング法は、研究が進み実用に供されている。この方法では、水圧破碎の場合と同様最大圧縮応力の方向に最初の亀裂が生じるが、ウレタン・チューブを介して載荷を行っているため、亀裂に破碎流体が流入せず亀裂発生による流体圧の降下がない。そこでさらに流体圧を上昇させていくと、1次亀裂とは異なる方向に2次亀裂が発生する。このため、この方法は乾式二面破碎法、あるいは、ダブル・フラクチャリング法^{10),11),12)}とも呼ばれる。本論文で研究の対象とする乾式一面破碎は、この乾式二面破碎と同様ウレタン・チューブを介して載荷をおこなうが、図-1に示すようにウレタン・チューブの外側に2箇所を開口部を設けた半円形の摩擦シェルで覆い、開口部を希望する方向に設定することで、任意の1方向に亀裂面を造成できる点に特徴がある。そして、亀裂造成後一旦載荷圧を減じた後再載荷を行い、図-1のウレタン・チューブの内部に作用する油圧の大きさとボーリング孔の直径変化の関係を示す曲線上で、亀裂造成時のB点ではなく、この再載荷による亀裂開口時のR点をみつけ、亀裂の再開口に必要な油圧の大きさ p_i を求める。単一のボーリング孔では、最大主応力、最小主応力およびその方向の3つが未知数であるから、同じボーリング孔で互いに近接した位置で最低3つの異なる方向の亀裂を造成して再開口圧の測定を行い、計測結果からこれらの未知数を決定する。なお、この手法の考案者であるSerata Geomechanics Incorporation¹³⁾は、亀裂が孔壁から孔径に比べて十分に長く2箇所を開口部をつなぐ1方向に進展する場合を想定し、この場合には亀裂に直交する方向の直応力がウレタン・チューブの内部に作用する油圧と平衡したときに亀

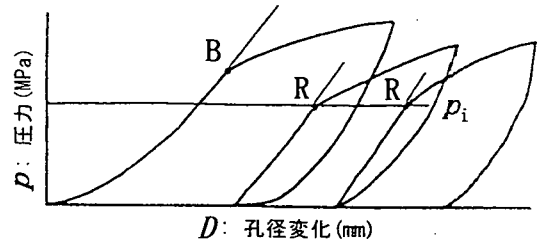


図-1 乾式一面破碎地圧測定法の概念図
(文献13)の図を加筆・修正)

裂が開くため、開口時の油圧を検出することにより弾性論に依存することなく岩盤内の応力を直接測定できるとしている。しかし本論文では、亀裂が十分長く開口部をつなぐ1方向に進展するとの仮定に立たず、孔壁部の亀裂位置の応力に着目して検討を進める。

乾式1面破碎に用いたSerata Geomechanics Incorporation製のS-800プローブ¹³⁾の外観を写真-1に、模式図と断面図を図-2に示す。この名称のうち、SはStress Measurementの頭文字に、800はプローブの最大加圧容量 $800\text{kgf}/\text{cm}^2$ に因んだものである。このプローブには、亀裂の造成方向と直交する方向の変位を測定するために2個の変位計が内蔵されており、図-2(b)に示すように、変位計の上下の端子が孔壁に密着するよう設計されている。摩擦シェルは、ウレタン・チューブの外側をケブラーと呼ばれる防弾服に用いられる硬質繊維で覆い、さらにその外側を、鋸の刃のような凹凸をつけた半円形の鋼板で被覆したものである。この摩擦シェルは、図-2(c)の断面図に示すように、鋼製心棒内の配管を通じて作用する油圧によってウレタン・チューブとともに膨張する。摩擦シェル表面に加工された凹凸はボーリング孔壁の接線方向に十分な摩擦が作用するよう工夫されたものであり、この形状と孔壁面に作用する圧力の関係、特にせん断応力の作用については、後に詳しく述べる。

以下では、ボーリング軸方向に直交する2次元平面内での応力状態について考察するものとし、引張応力を正とする。

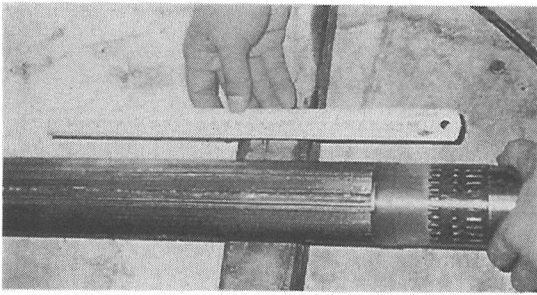
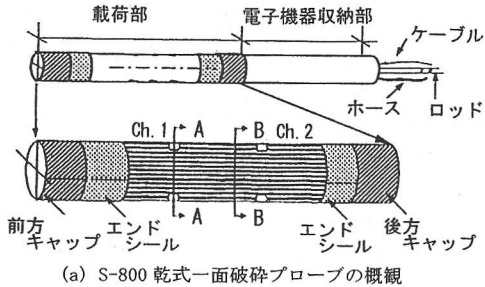
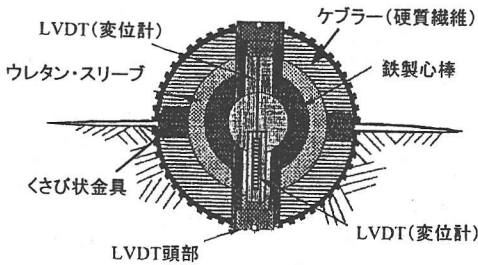


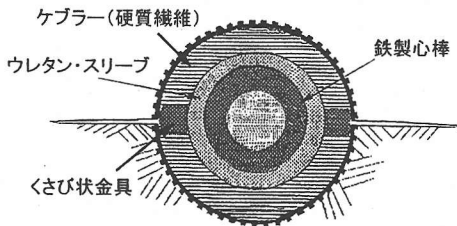
写真-1 S-800乾式一面破碎プローブ



(a) S-800 乾式一面破碎プローブの概観



(b) 変位計のある断面(A-A)の断面図



(c) 変位計のない断面(B-B)の断面図

図-2 S-800乾式一面破碎プローブの模式図
(文献13)の図を加筆・修正)

(2) 測定原理

無限遠方から地圧の圧縮主応力 P と $-Q$ が作用する岩盤中に掘削された半径 a のボーリング孔周辺の接線方向直応力 σ_θ は、Kirsch⁽⁴⁾により次式で与えられる。ここに、 r は円孔中心からの距離、 α は最大圧縮主応力 P の作用方向からの角度である。

$$\sigma_\theta = -\frac{P+Q}{2}\left(1+\frac{a^2}{r^2}\right) + \frac{P-Q}{2}\left(1+\frac{3a^4}{r^4}\right)\cos 2\alpha \quad (1)$$

ボーリング孔壁面の σ_θ は、上式に $r=a$ を代入して、次式で表される。

$$\sigma_\theta = -(P+Q) + 2(P-Q)\cos 2\alpha \quad (2)$$

次に、地圧の作用しない無限の大きさの岩盤中に掘削された半径 a のボーリング孔に、S-800地圧測定プローブを挿入し、S-800のウレタン・チューブ内部に内圧 p_i を作用させた場合を考える。内圧を作用させるとS-800は膨張して、ボーリング孔の孔壁に膨張圧とせん断力が作用し、プローブ開口部のボーリング孔壁位置、すなわち、亀裂の造成位置に σ_t の引張の接線方向直応力が作用する。岩盤を均質等方な弾性体と仮定すれば、この応力 σ_t は内圧 p_i と比例するから、比例定数を k として、次式で表わされる。

$$\sigma_t = kp_i \quad (3)$$

この比例定数は、次に述べる境界要素法解析により求められ、 $k=1.95$ である。

式(2)と式(3)を重ね合わせることにより、無限遠方から地圧の圧縮主応力 P と $-Q$ が作用する岩盤中に掘削された半径 a のボーリング孔に、S-800地圧測定プローブを挿入し内圧 p_i を作用させた場合、亀裂造成位置のボーリング孔壁面には次式で表わされる接線方向直応力 σ_t が作用することになる。

$$\sigma_t = -(P+Q) + 2(P-Q)\cos 2\alpha + kp_i \quad (4)$$

ここまでは、地圧の主応力 P の方向を基準として α を定めていたが、測定時に主応力方向は不明である。そこで、図-3に示すように任意の方向に x 軸をとり、最大圧縮主応力 P の作用方向が x 軸となす角を β とし、 x 軸から角度 ϕ をとると、式(4)の α とは $\alpha = \phi - \beta$ の関係があるから、これを代入して次式が得られる。なおここで、 $\cos 2\alpha = 1 - 2\sin^2 \alpha$ の関係を用いた。

$$\sigma_t = -(3Q-P) - 4(P-Q)\sin^2(\phi - \beta) + kp_i \quad (5)$$

式(5)が、ここで述べる乾式一面破碎による地圧測定法の基礎式となる。式(5)において未知数は P 、 Q 及び β の3つであるから、内圧の载荷により最低3方向の造成した亀裂に対し、亀裂の再開口寸、すなわち、 $\sigma_t = 0$ となる内圧 p_i の大きさがわかれば、得られた連立方程式にシンプレックス法や非線形最小二乗法などを用いることにより未知数を逆算することができる。

なお、この測定原理から明らかなように、亀裂造成前の孔壁で σ_r が引張応力となる方向に亀裂を造成すると、亀裂造成後はS-800に内圧を作用させる前にこの亀裂が開口してしまい、圧力-変位曲線における変曲点は孔壁での亀裂開口によるものではない。例えば、ボーリング孔に直交する平面内での主応力比が3を越える強い偏圧状態においては、最大圧縮方向に造成した亀裂が孔壁において再開口するときの圧力を検出することはできない。これは、水圧破碎による地圧測定において、強い偏圧状態では造成した亀裂が開口したままとなるため、再開口圧 (Re-Opening Pressure) が孔壁での亀裂の開口に対応しないのと同じである。本研究では、このような亀裂が孔壁より奥部で初めて開口するようなケースは取り扱わないものとする。

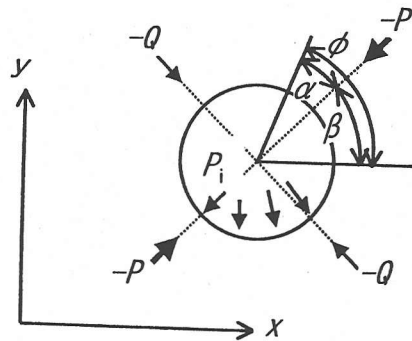


図-3 円孔に作用する地圧と座標系

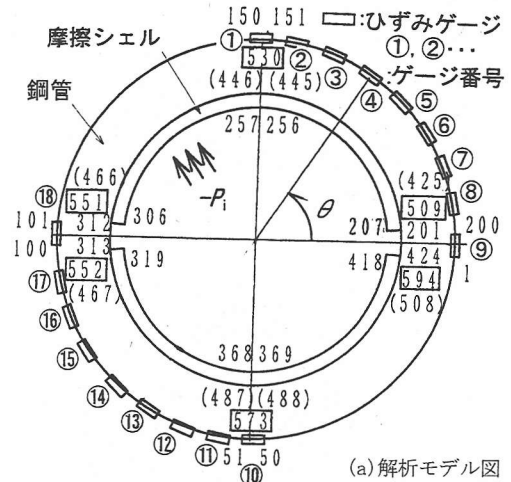
3. 鋼管試験と境界要素法解析による孔壁の載荷状態の検討

S-800地圧測定プローブの表面には、すでに述べたように鋸刃のような凹凸が加工されている。従って加圧時には、半径方向の圧力だけでなく、せん断力も孔壁に作用するが、その分布状態は不明である。そこで、鋼管を用いた室内実験を行い、鋼管内壁の載荷状態を境界要素法による数値解析で求めるとともに、この解析で得られた鋼管外壁のひずみ分布を実験で測定されたひずみ分布と比較して解析の妥当性を確認した。

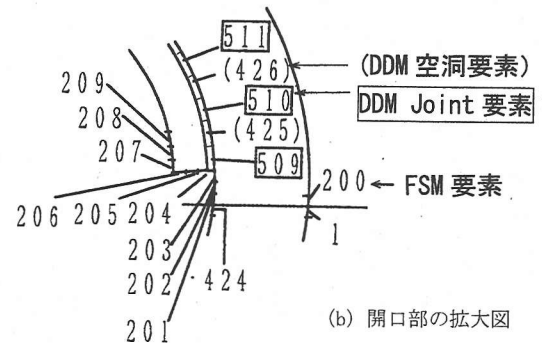
(1) 鋼管試験

外径100mm、内径64mm、長さ800mmの鋼製厚肉円筒の外壁にゲージ長2mmのひずみゲージを貼りつけた後、内側にプローブを挿入して加圧し、鋼管外壁の周方向のひずみ分布を測定した。図-4は、鋼管の外壁に貼りつけたひずみゲージの位置を、次に述べる境界要素法解析のモデル上に示したものである。図よりわかるように、 $0^\circ \sim 90^\circ$ と $180^\circ \sim 270^\circ$ の範囲にそれぞれ9枚、合計18枚のひずみゲージを貼付した。

またこの試験の直前に、鋼管の内壁とプローブの間に加圧された部分が赤く変色する感圧紙 (富士フィルム(株)製プレスケール) を挿入し、載荷状態を調べた。図-5はプローブに内圧30MPaを載荷したのち回収した感圧紙を展開して白黒コピーしたものであり、黒く変色している線状の部分が孔壁に押しつけられて変色した箇所である。図の上下端と中央部の白く抜けている部分は、プローブの開口部 (亀裂



(a) 解析モデル図



(b) 開口部の拡大図

図-4 鋼管試験の境界要素法解析モデル

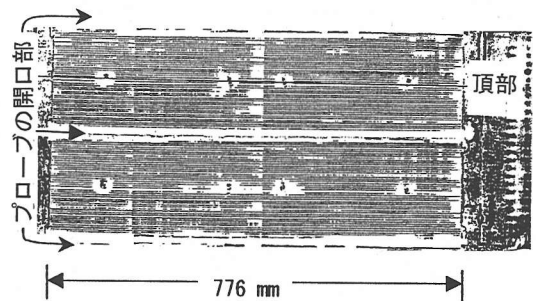


図-5 感圧紙によるプローブの加圧状態

の発生部)のため加圧されていない部分である。また、黒い8個の円形の痕跡のうち、中央部の4個はプローブに内蔵された2個の変位計の上下の端子の痕跡であり、左右の両端近くの4個は摩擦シェルとウレタン・チューブを固定しているネジの痕跡である。図の黒い条痕を数えると、開口部と開口部の0~180度の間に43本、合計で86本であった。この条痕に対応する線状の凸部が、プローブの膨張時に孔壁に食い込み内圧とせん断応力を加えていることがわかる。

(2) 境界要素法による数値解析

上述の鋼管試験では、鋼管の外壁のひずみ分布とプローブのウレタン・チューブの内側に作用する油圧の大きさは測定できるが、鋼管内壁の載荷状態を定量的に測定することはできない。そこで、鋼管内でのプローブの載荷機構を明らかにするための解析を行った。すなわち、数値解析により鋼管内壁の載荷状態を求めた。また、同時にその解析から得られた鋼管外壁のひずみ分布を実験で測定されたひずみの分布と比較した。

解析には2次元の境界要素法を用いた。使用したプログラムは、Crouch and Starfieldが公開したプログラム¹⁵⁾を参考に著者らが開発したものである。解析モデルは既に図-4に示したモデルである。このモデルでは、最も外側の円と2番目の円の間は、外径100mm、内径64mmの鋼管を、2番目の円とその内側の円[▽]の間は外径64mm、内径59mmのS-800プローブの摩擦シェルを表し、鋼管の外壁、内壁と摩擦シェルの内側を合計594個の境界要素で表現している。図中の番号は要素番号を示し、番号だけのものはFSM (Fictitious Stress Method; 仮想応力法)要素の、括弧付きのものはDDM (Displacement Discontinuity Method; 変位くい違い法)空洞要素の、四角で囲ったものはDDM Joint要素の番号をそれぞれ示す。図-4に示したように、鋼管の外壁をNo. 1~200のFSM要素で、また下の拡大図に示したように、S-800プローブの開口部の鋼管内壁 (No. 201~203) と摩擦シェルの端面 (No. 204~206) ならびに摩擦シェルの内側 (No. 207以降) も同じくFSM要素で表現した。ここでは、解析対象とする実質部を右手にみて進む方向を境界の正方向としているため、外壁は $\theta=0^\circ$ から $-\theta$ 方向に、内壁は $\theta=0^\circ$ から $+\theta$ 方向に、順に要素番号を付している。

摩擦シェルの鋸刃状凸部は鋼管内壁に押し付けられるとともに、 θ 方向にせん断応力を発生させるはずである。そこで、このような力学的挙動を表現するために、鋸刃状凸部をDDM Joint要素で、凹部をDDM空洞要素でそれぞれモデル化した。すなわち、摩擦シェルの凸部と鋼管内壁との接触部は、図-5の感圧紙の

記録で86本の条痕が確認されたため、この条痕に対応する接触位置を86個のDDM Joint要素 (No. 509~594) で表現した。また摩擦シェルの凹部に対応するJoint要素とJoint要素の間は、圧力を伝えない84個のDDM空洞要素 (No. 425~508) で表現した。DDM Joint要素は、DDM要素の直方向とせん断方向の両方にバネを挿入した要素で、DDM空洞要素が反力を生じることなく変位の食い違いを許すのに対し、それぞれの方向の変位くい違い量に比例した反力を生じる点に特徴がある。なお、鋼管と摩擦シェルのヤング率 E とポアソン比 ν はそれぞれ $E=2.1 \times 10^5$ 、 $\nu=0.25$ とし、Joint要素の直方向、せん断方向のバネ定数 k_n と k_s は、 $k_n=k_s=E/h=2.1 \times 10^6 \text{MPa/m}$ とした。ここに h は摩擦シェルの鋸刃状凸部の高さであるが、刃の先が尖っていることと、数値計算の収束には k_n, k_s の値が大きい方が有利なことから、やや小さ目の $h=0.1 \text{mm}$ の値を用いた。

載荷条件は、摩擦シェルの内側に静水圧 $-p_1$ を載荷するものとした。なお、摩擦シェルの開口部とこの部分の鋼管内壁 (例えば、図-4の開口部の拡大図でいえば要素No. 201~206) にも同じ大きさの静水圧 $-p_1$ を載荷した。これは、図-2の断面図に示したくさび状金具が載荷時には外側にせり出し、摩擦シェルの開口部と鋼管内壁を加圧することを考慮したものである。

(3) 試験結果と解析結果の比較

図-6は、鋼管の外壁に貼付したゲージで測定された引張ひずみの大きさから換算した応力値と、境界要素法解析から得られた鋼管外壁要素の接線方向直応力 σ_θ (引張応力)の大きさを比較したものである。図の横軸は、 x 軸から反時計回りに角度 θ をとっており、 $\theta=0^\circ$ は開口部に、 $\theta=90^\circ$ は摩擦シェルの中央部に対応する。黒い菱形は、次式に示すように、図-4で θ が $0 \sim 90^\circ$ の範囲に等間隔で貼付したゲージ番号①~⑨の9枚のゲージによる測定ひずみ ϵ に鋼のヤング率である $E=2.1 \times 10^5 \text{MPa}$ を乗じて平面応力の仮定のもとで応力に換算し、それをさらにS-800のウレタン・チューブの内側に載荷した油圧 $p_1=54 \text{MPa}$ で除して無次元化した、次式で示される応力 σ を示している。

$$\sigma = E \epsilon / p_1 = 2.1 \times 10^5 \times \epsilon / 54 \quad (6)$$

実験の載荷状態は x 軸、 y 軸のいずれに関しても対称であるので、図-4で $180^\circ \sim 270^\circ$ に貼付したゲージ番号⑩~⑬の測定値を同様に処理して白四角で示した。一方黒丸は、境界要素法の解析結果であり、

図-4の解析モデルの内側に単位の圧力を载荷したときの鋼管外壁要素No. 150($\theta=90^\circ$)～No. 200($\theta=0^\circ$)の σ_θ の値である。当然のことであるが、解析結果が、 x 軸および y 軸に関して対称な応力値を示していることを確認している。この図より、ゲージによるひずみ測定値と解析結果はよい一致を示していることがわかる。

図-7はこのときの鋼管内壁の半径方向直応力 σ_r とせん断応力 $\tau_{r\theta}$ の値である。0～4.2°までの3点は開口部の鋼管内壁のFSM要素No. 201～203の値、6.0～90°までの22点は摩擦シェルと鋼管内壁の接触部を表現しているDDM Joint要素No. 509～No. 530の応力値である。

σ_r の値は、先に述べたように開口部にもくさび状金具のせり出しを考慮し、摩擦シェルの内部と同じ単位の大きさの圧力を载荷しているため、0～4.2°までの3点では、-1の値を示している。摩擦シェルと鋼管の接触部では、最初の接触部である左から4番目の点で-1よりわずかに絶対値の小さい-0.97の値を示したのち、2番目の接触部(左から5番目の点)からその絶対値は増大に転じ、3番目の接触部で-1.96と最大の絶対値を示した後やや減少し、7番目の接触部(左から10番目の点)の $\theta=30^\circ$ 付近で-1.60のほぼ一定値に収束している。

一方、 $-\tau_{r\theta}$ の値は、開口部ではせん断力を载荷していないため0を示しているが、 $\theta=6.0^\circ$ の最初の接触部である左から4番目の点で最大値1.97を示した後単調な減少を示し、7番目の接触部(左から10番目の点)の $\theta=30^\circ$ 付近でほぼ0に収束している。このことは、S-800による载荷は、開口部付近で極めて大きなせん断力を与えることを示している。

さて、このように開口部近くの $\theta=6.0^\circ$ で最大値を持ち $\theta=90^\circ$ で0となるせん断応力が鋼管の内壁に作用すれば、鋼管の外壁では $\theta=0^\circ$ 付近で大きく $\theta=90^\circ$ で小さくなる接線方向直応力 σ_θ の分布が生じるように感じられる。しかし図-6を見ると、ひずみの測定結果と解析結果はいずれもこの予想とは逆に $\theta=0$ で小さく $\theta=90^\circ$ で大きい σ_θ の分布を示している。図-8は、解析により得られた $\theta=0, 15, 30, 45, 60, 75, 90^\circ$ の7方向における鋼管内部の接線方向直応力 σ_θ の分布である。この図を見ると、 $\theta=0^\circ$ の方向では鋼管の内壁側に大きな σ_θ の引張応力が作用し外壁側に向かうにつれてその絶対値が小さくなる分布を示すのに対し、 $\theta \geq 15^\circ$ ではこの変化が小さくなり、 θ が大きくなると鋼管の内壁側と外壁側でほとんど違いのないほぼ一定の分布になっていることがわかる。このことは、 $\theta=0^\circ$ の方向では鋼管に大きな曲げモーメントが作用するが、 θ がある程度大きくなる

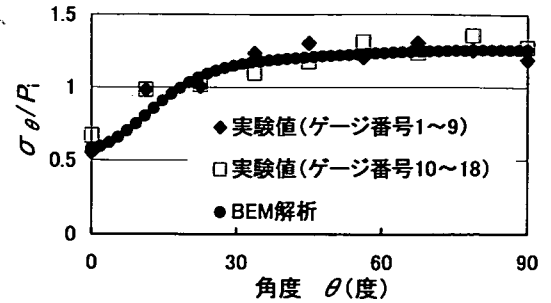


図-6 鋼管試験におけるひずみの測定値と解析結果の比較

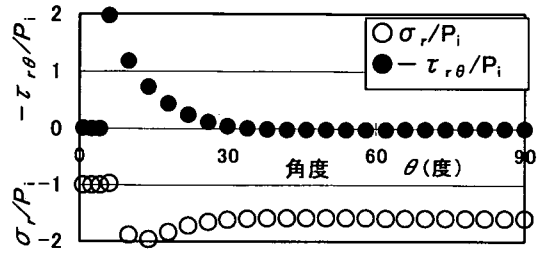


図-7 鋼管内周の応力分布(解析結果)

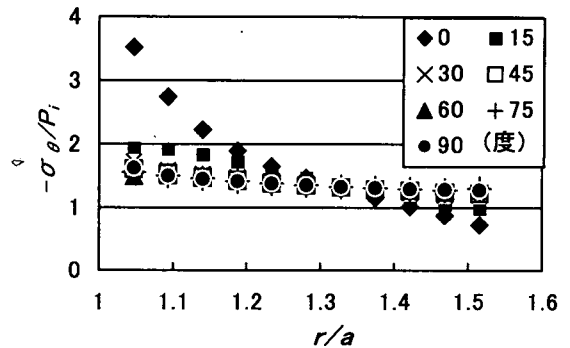


図-8 15度毎の7方向の r 断面上における σ_θ の分布

とほとんど作用しないことを意味している。鋼管内壁に作用するせん断応力の分布から予想される σ_θ の分布と異なる分布が鋼管の外壁で生じる原因は、この図-8に示された曲げモーメントの作用による。

4. 応力集中係数 k の算出と圧力-変位曲線のシミュレーション

すでに述べたように、S-800による地圧測定では、造成した亀裂の再開口圧をウレタン・チューブの内側に作用させた油圧の測定値 p_1 から求めるが、亀裂の造成位置のポーリング孔壁上に作用する引張の接線方向直応力 σ_t と p_1 は式(3)に示したように $\sigma_t =$

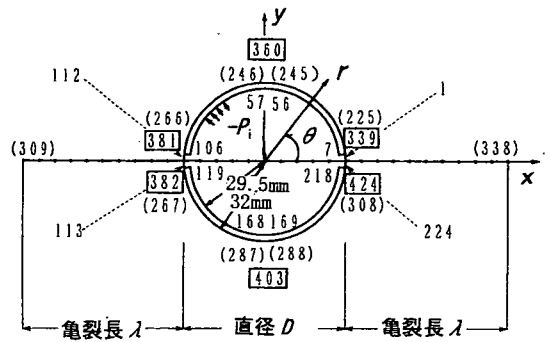
$k p_i$ の関係があるために、この応力集中係数 k を求めることが必要不可欠である。一方実際の地圧測定では、すでに図-1に示したように、圧力-変位曲線の変曲点からこの亀裂再開口圧を求める。そこでまず、境界要素法を用いて応力集中係数 k を求め、次いで圧力-変位曲線を境界要素法解析により理論的に求め、亀裂再開口圧をこの曲線上で容易に見出せるかどうかを検討した。

(1) 解析モデル

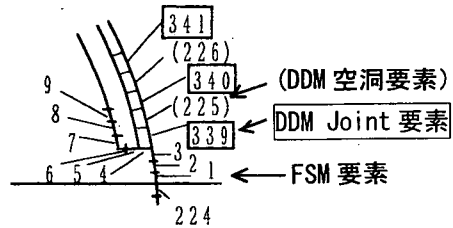
応力集中係数 k を求める解析と圧力-変位曲線を求める解析では亀裂長のみが異なる共通した一連のモデルを用いる。図-9は、S-800プローブの载荷によって岩盤中に造成された亀裂の長さ λ が、ボーリング孔の直径 D に等しい $\lambda = D$ の場合の解析モデルを示している。圧力-変位曲線を求める解析では、亀裂進展を表現するため、この亀裂長 λ を変化させ $\lambda = 0, 0.1D, 0.2D, 0.3D, 0.5D, D, 2D$ の7つの場合について解析した。 $\lambda = 0$ は亀裂のない場合を意味し、応力集中係数 k を求める解析では $\lambda = 0$ のモデルを用いた。

図-9の解析モデル図で外側の円は無限に連続する岩盤中に削孔した直径64mmのボーリング孔を、外側の円とその内側の円に挟まれた部分は、外径64mm、内径59mmのS-800プローブの摩擦シェルを表わしている。解析モデルの左端から x 軸に沿ってNo. 309~338の番号を付した要素が、S-800の载荷によって造成された亀裂を表すDDM空洞要素である。この図に示したように、円孔の内側の本来空洞である部分にも10個のダミーのDDM空洞要素を設けている。これは、境界要素法においては円孔内部にも媒体が存在し、この媒体の存在が円孔の外側の岩盤内の亀裂を表現したDDM空洞要素の開口を妨げるので、これを防ぐためである。従って、この円孔内部の10個のDDM空洞要素は、亀裂長の異なるいずれのモデルにおいても常に存在している。また、摩擦シェル外周と円孔の内壁の接触は、鋼管試験の場合と同様86個のDDM Joint要素と84個のDDM空洞要素を交互に配置して表現した。载荷条件は鋼管試験の解析と同様、開口部を含む摩擦シェルの内側に静水圧 $-p_i$ を载荷するものとした。

S-800の摩擦シェルは鋼であり、そのヤング率は岩盤のヤング率より1桁近く大きいので、精度の高い解析を行うには、両者に異なるヤング率を与えた2層問題として解析すべきである。しかし境界要素法の場合、多種類の物性値を有する媒体の解析は有限要素法のように容易ではなく、物性値が2種類だけの単純な場合でも、2層の境界面での応力と変位の連続条件を加えた新たなプログラムの開発が必要である¹⁵⁾。



(a) 解析モデル図



(b) 開口部の拡大図

図-9 長さ λ の亀裂を有する円孔の境界要素法解析モデル

著者らは最近この2層問題に適用可能なプログラムの開発を行っており、亀裂のない場合のモデルに対するプログラムはすでに開発されているので、これを用いて摩擦シェルに鋼のヤング率を与え、岩盤に i) 鋼と同じヤング率, ii) 鋼の0.1倍のヤング率, iii) 鋼の0.01倍のヤング率を与えた3種類の解析を試み、結果を比較した。その結果、孔壁に作用するせん断応力と半径方向の直応力の大きさと分布は岩盤のヤング率が異なってもほとんど変化しないことを確認した。なお、この2層問題に適用可能なプログラムの開発とその適用例については、稿を改めて報告したいと考えている。

(2) 応力集中係数 k の算出

応力集中係数 k の算出は、先に述べたように $\lambda = 0$ のモデルを用い、摩擦シェルの内側に内圧 $-p_i$ を载荷して、このときの孔壁の亀裂位置のFSM要素の接線方向直応力 σ_θ を求めればよい。内圧 $p_i = 1$ を载荷して、摩擦シェルの開口部の位置にあるFSM要素図-9で要素No. 1, No. 112, No. 113, No. 224の σ_θ を求めたところ、いずれも1.95の値が得られたため、 $k = 1.95$ とした。

(3) 圧力-変位曲線のシミュレーション方法

亀裂進展に伴う圧力-変位曲線を理論的に求めるには、設定した各亀裂長モデルにおいて亀裂の再開口圧とそれに対応する孔径変位を求める必要がある。そこでまず、図-9のモデルから摩擦シェルを取り除いた無限媒体中に円孔と亀裂だけが存在するモデルを作成し、このモデルに所定の地圧を外荷重として作用させ、亀裂先端のDDM要素 ($\lambda=D$ の場合を例にとると図-9の要素番号No. 309とNo. 338) の変位食い違い量を求めた。このとき、得られる変位食い違い量は、現実には発生し得ない亀裂上面と下面のoverlap量である。次に、摩擦シェルの存在する図-9のモデルで内圧のみを載荷した解析を行い、地圧の作用下で生じた亀裂先端要素の変位食い違い量を打ち消すのに必要な内圧の大きさ p_i を求める。具体的には、単位の大きさの内圧を載荷し、その際の変位食い違い量を（亀裂上面と下面の離間量）を先に求めたoverlapの絶対量と比較し、比例計算でoverlapの解消に必要な p_i の大きさを決定する。またoverlapの解消に必要な p_i を載荷したときに生じる摩擦シェル上下端の亀裂の相対変位 δ' を解析結果から求め、その亀裂長において亀裂開口時にプローブに内蔵された変位計で測定される変位量とした。図-9のモデルで具体的に示せば、 δ' は次式で得られる値である。

$$\delta' = \hat{u}_t - \hat{u}_b \quad (7)$$

ここに、

$\hat{u}_t =$ (要素No. 56とNo. 57の y 方向変位の平均値) ,
 $\hat{u}_b =$ (要素No. 168とNo. 169の y 方向変位の平均値) .

なお、プローブに内蔵されている変位計では摩擦シェルの外側の孔壁の相対変位を計測しているが、上式に示したように、解析では摩擦シェルの内側の変位を用いた。これは、解析では摩擦シェルの内側はFSM要素でモデル化されているので境界で変位が連続（要素の表裏において変位が同じ）であるのに対して、孔壁部はDDM要素でモデル化されているので変位が不連続であり、DDM空洞要素とDDM Joint要素とでは変位食い違い量も変位（要素両面の変位の絶対値は同じでない）も大きく異なる。またDDM境界を除く摩擦シェルの変形は小さい。さらに変位計は反力を伴わないので、本来はDDM空洞要素としてモデル化されるべきであるが、モデルは2次元であるから変位計部分はモデル化されていない。従って、厳密には変位計の変位に対応するものは解析では得られない。そこで、解析結果の δ' は摩擦シェルの内径 D' (59mm) で除して無次元化して

表わすこととし、この比 δ'/D' は孔壁部で測定された変位 δ と孔径 D (64mm) との比 δ/D と同じであると考え、以下では δ/D として表示し、S-800による孔径変位の測定結果に対応するものとする。

なお、亀裂が無い場合 ($\lambda=0$) については、上述のような亀裂先端変位に基づく亀裂の再開口圧の決定ができないため、孔壁の亀裂位置のFSM要素の接線方向直応力 σ_θ で評価した。すなわち、図-9から摩擦シェルと亀裂を取り除いた円孔のみのモデルに所定の地圧を外荷重として作用させ、元の亀裂位置にあるFSM要素の σ_θ の値を求める。次に図-9から亀裂だけを取り除き円孔に摩擦シェルを残したモデルに、内圧のみを載荷した解析を行い、地圧の作用下での σ_θ を解消するために必要な内圧 p_i の大きさを求め、これを $\lambda=0$ の場合の亀裂再開口圧とした。

(4) 圧力-変位曲線のシミュレーション結果

図-10は、境界要素法解析により得られた亀裂進展に伴う圧力-変位曲線である。外荷重としての地圧の載荷条件は、 $P_x=P_y=1$ の静水圧状態と、 $P_x=1.2$ 、 $P_y=0.8$ の偏圧状態を解析の対象とした。ここに x は亀裂に平行方向、 y はこれに直交する方向である。極端な偏圧状態を解析対象としなかったのは、すでに述べたように、 $P_x/P_y > 3$ の偏圧条件では、プローブで載荷する前に孔壁の亀裂がすでに開口しているため孔壁で亀裂が再開口するときの圧力 p_i を求めることができず、測定された圧力-変位曲線上で得られる変曲点は孔壁での亀裂の開口に対応しないからである。

図-10の横軸は亀裂に直交する方向の円孔の直径変化 δ を円孔直径 D で除して正規化した値である。横軸の大きさはあまり意味を持たないが、この解析では岩盤のヤング率に鋼と同じ 2.1×10^6 MPa を、ポアソン比に0.25を用いているので、実際の岩盤で測定されるひずみより一桁程度小さい値となっている。

縦軸は、その亀裂長 λ において亀裂先端を開口させるのに必要な摩擦シェル内側の載荷圧 p_i を、孔壁で亀裂を開口させるのに必要な摩擦シェル内側の載荷圧 p_0 ($\lambda=0$ のときの亀裂再開口圧) で除して正規化した値である。

$P_x=P_y=1$ の場合、孔壁の亀裂位置の接線方向直応力 σ_t は式(5)で $\phi = \beta = 0^\circ$ 、 $P = Q = 1$ において、 $\sigma_t = -2 + kp_i$ となる。孔壁での亀裂の開口は $\sigma_t = 0$ で生じ、応力集中係数 k はすでに求めたように $k = 1.95$ であるから、これらの値を代入すると、 $0 = -2 + 1.95p_i$ となる。 $\lambda=0$ における亀裂の再開口圧 p_i を

p_0 とれているから、結局、 $p_0 = 2/1.95 = 1.02$ となる。また、 $P_x = 1.2, P_y = 0.8$ の場合、同様に $p_0 = 1.2/1.95 = 0.061$ となる。境界要素法による解析結果は、これらの理論値に一致していることを確認している。

図-10の圧力-変位曲線において、縦軸は p_i/p_0 を表しているから $p_i/p_0 = 1$ に等しい点が $\lambda = 0$ のモデルに対応し、原点から $\lambda = 0$ に対応する点を結ぶ直線部分は、亀裂が開くまでのボーリング孔内の載荷圧の増大による孔直径の弾性変形を表している。そして、亀裂が長くなるほど曲線の傾きが緩やかになるのは、亀裂が長くなるにつれて亀裂先端の開口に要する孔内載荷圧の増分に比べ、S-800の変位計で測定される亀裂に垂直な方向の孔径変位の増分が大きくなることを示している。

$P_x = P_y = 1$ の場合と $P_x = 1.2, P_y = 0.8$ の場合を比較すると、このように $\lambda = 0$ における亀裂の再開口圧 p_0 で正規化した表現においては、 $P_x = 1.2, P_y = 0.8$ の方が、曲線の傾きが立っていることがわかる。このことは、造成した亀裂面に平行方向の地圧成分が直交する方向の地圧成分に比べて大きい場合、測定される圧力-変位曲線の折れ曲がり角が小さく、折れ曲がり点、すなわち、亀裂の再開口圧を見出しにくい傾向があるといえる。

なお、地圧成分としてせん断応力が作用する場合の解析を行ったが、理論的に予測される通り、せん断応力は圧力-変位曲線の形状に影響しないことを確認した。

(5) 現行の実務的手順に従った亀裂の再開口圧読取法の検討

S-800プローブを用いた地圧測定の現行の実務では、測定された圧力-変位曲線において載荷開始後の直線部分を延長し、曲線がこの直線から離脱する点の圧力を亀裂の再開口圧と定めることとしている。しかし、実測されたデータでは必ずしもこの直線部分と曲線部分が明確に区別できない場合が多い。このような場合には、載荷開始後の直線的な部分と、折れ曲がり後の曲線をそれぞれ直線で近似し、この2直線の交点を亀裂の再開口圧と見なすことになる。

そこでこの手順に従い、シミュレーション結果の圧力-変位曲線で亀裂の再開口圧を求めてみた。すなわち、図-10のグラフの原点と $\lambda = 0$ の点を結ぶ直線の延長と、圧力-変位曲線の折れ曲がり後の曲線を近似した直線の交点を求め、この交点の圧力を再開口圧 p_i とした。 $P_x = P_y = 1$ の場合の再開口圧をこのようにして求めると、グラフの原点と $\lambda = 0$ の点を結ぶ直線と、 $\lambda = 2D$ と $\lambda = D$ の点を結ぶ直線との交点の縦座標の値は2.7である。また $\lambda = D$ と $\lambda = 0.5D$ の点を

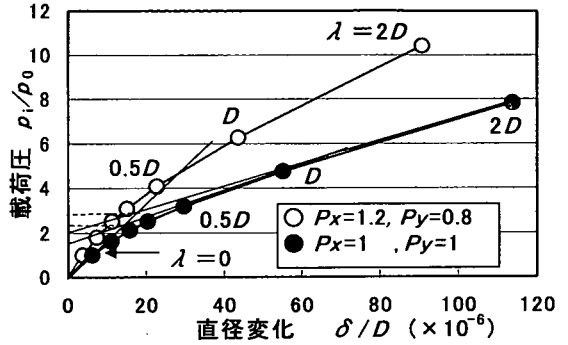


図-10 圧力-変位曲線のシミュレーション結果

表-1 直線近似する亀裂長と再開口圧の読取値

直線近似する2点の亀裂長		平均値	再開口圧の読取値	
$\lambda 1$	$\lambda 2$		$P_x=1, P_y=1$	$P_x=1.2, P_y=0.8$
$2D$	D	$1.5D$	2.7	3.6
D	$0.5D$	$0.75D$	2.2	2.8
$0.5D$	$0.3D$	$0.4D$	1.9	2.3
$0.3D$	$0.2D$	$0.25D$	1.7	2.0
$0.2D$	$0.1D$	$0.15D$	1.5	1.7

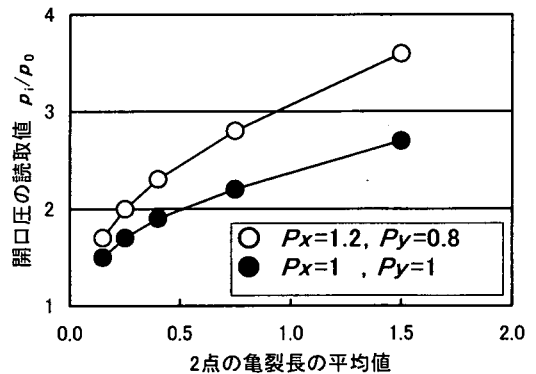


図-11 直線近似する亀裂長の平均値と再開口圧の読取値

結ぶ直線との交点の縦座標の値は2.2である。縦軸は、孔壁で亀裂を再開口させるのに必要な載荷圧 p_0 で除して正規化しているから、正しい再開口圧は1であり、例えば、交点の縦座標の値が2.7の場合は正しい値の2.7倍、2.2の場合は正しい値の2.2倍の大きさに亀裂の再開口圧を読み違えることを示している。

このように、図-10の折れ曲がり後の曲線部分で隣接する2点を順に直線で結び、グラフの原点と $\lambda = 0$ の点を結ぶ直線との交点の縦座標を読むと、表-1のようになる。これらの読取値を縦軸にとり、直線で結んだ2点の亀裂長 λ の平均値を横軸にとって図

示すと、図-11のようになる。読取値は平均亀裂長の増大に伴って大きくなるが、いずれも1より大きく、平均亀裂長が小さい範囲では2前後の値をとる、すなわち、正しい値の2倍程度大きく亀裂再開口圧を読み違えることを示している。

5. 実験的検討

測定手法の妥当性を検討するため、中心に円孔を穿った供試体に2軸載荷を行い、円孔にS-800プローブを挿入して地圧の測定手順に従って載荷圧を求める実験を行った。

(1) 供試体

図-12に示すように、実験には中心に直径65mmの円孔を有する1辺600mmの立方体のモルタル供試体を用いた。供試体1はセメントと砂の重量比を1:2、供試体2のそれは1:1とするなど若干配合を変え、物性の異なる2個の供試体ブロックを打設した。平均強度は、表-2に示すように、供試体1が、7日強度65MPa、24日強度77MPaであり、供試体2が、7日強度76MPa、21日強度89MPaであった。なお、セメントには早強セメントを用い、細骨材には粒径5mm以下の砂を用いた。

(2) 実験方法

実験に際しては、供試体を鋼製の載荷枠の中に入れ、載荷枠と供試体との間にフラット・ジャッキを挿入し、供試体とフラット・ジャッキの隙間には載荷圧が均等に作用するように石膏を流し込み充填した。

まず供試体1を用いて、次のような順序で実験を行った。

- ① 供試体に $R_v=R_h=3\text{MPa}$ の等方圧を載荷した。 $(R_v$:鉛直方向圧, R_h :水平方向圧)
- ② この載荷状態で、S-800プローブの開口部の中心を水平から $\theta=25^\circ$ 傾いた方向に一致させて円孔に挿入し、プローブに内圧を加えた。そして、この方向に亀裂が造成されたことを確認した。
- ③ 次にこの $R_v=R_h=3\text{MPa}$ を載荷したまま、一旦S-800プローブの内圧を低下させた後再度加圧を行い、圧力-変位曲線から亀裂の再開口圧を求めた。
- ④ S-800プローブの内圧を低下させた後、供試体への載荷を $R_v=R_h=6\text{MPa}$ に増大し、再度加圧を行い亀裂の再開口圧を求めた。
- ⑤ 同様に、供試体への載荷を $R_v=R_h=9, 12, 15\text{MPa}$ と増大させ、それぞれの載荷状態で、亀裂の再開口

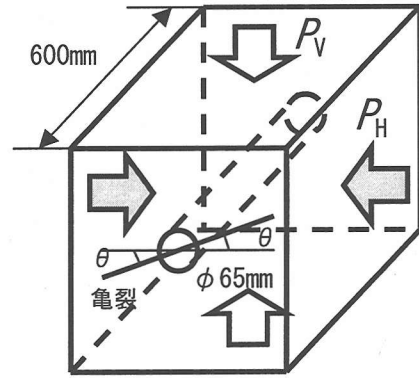


図-12 載荷試験に用いた立方体供試体

表-2 供試体の強度と亀裂角度

		供試体1	供試体2
強度		65MPa(7日) 77MPa(24日)	76MPa(7日) 89MPa(21日)
亀裂 角度 θ	1本目	25°	115°
	2本目	135°	45°
	3本目	60°	150°

表-3 載荷条件(供試体1, 2共通)

	P_V	P_H
$P_V = P_H$	3	3
	6	6
	9	9
	12	12
	15	15
$P_V=2P_H/3$	3	4.5
	5	7.5
	7	10.5
	9	13.5

(単位MPa)

圧を求めた。

⑥ 供試体への載荷を $R_v=2R_h/3$ の異方圧とし、 $R_v=2R_h/3=3, 5, 7, 9\text{MPa}$ の4条件のもとで、亀裂の再開口圧を求めた。

⑦ 載荷条件を $R_v=R_h=3\text{MPa}$ に戻し、S-800プローブを円孔から1度取り出し、開口部の中心を水平から $\theta=135^\circ$ 傾いた方向に一致させて円孔に再度挿入して加圧し、2本目の亀裂を造成した。

⑧ この亀裂に対し、 $\theta=25^\circ$ の亀裂の場合と同様、表-3に示すように、 $R_v=R_h$ の条件で $R_v=R_h=3, 6, 9, 12, 15\text{MPa}$ の5種類、 $R_v=2R_h/3$ の条件で $R_v=2R_h/3=3, 5, 7, 9\text{MPa}$ の4種類、合計9種類の載荷条件のもとで、亀

裂の再開口圧を求めた。

⑨ 載荷条件を $R_i=R_h=3\text{MPa}$ に戻し、S-800プローブの開口部を水平から $\theta=60^\circ$ 傾いた方向にセットし直して3本目の亀裂を造成し、この亀裂に対して、表-3の9種類の載荷条件のもとでの亀裂の再開口圧を求めた。

供試体2については、表-2に示したように 115° 、 45° 、 150° の順に3本の亀裂を造成し、それぞれの亀裂に対して表-3の9種類の載荷条件のもとで亀裂の再開口圧を求めた。

実験後、載荷孔の回りのオーバーコアリングなどを行って造成した亀裂方向を調べたが、供試体1の場合と同様、供試体2においても、いずれも意図した方向に亀裂が造成されていることを確認した。このことは、同じ場所で方向を変えて亀裂を造成できること、また既存亀裂の存在する岩盤中でも意図する方向に亀裂を造成できることを意味しており、この地圧測定手法の実用的な有用性を示唆している。

(3) 実験結果

図-13は、供試体1の $\theta=25^\circ$ の亀裂に対する $R_i=R_h=6\text{MPa}$ の載荷条件における孔内圧力-孔径変位曲線である。先に図-2に示したように、S-800プローブには2個の変位計が内蔵されており、上の図はボアホール内の奥側のCh.1変位計で、下の図は手前側のCh.2変位計で、亀裂に直方向の孔径変位を測定した結果である。いずれの図においても、2本の曲線の上側が載荷時、下側が除荷時の測定結果である。亀裂の再開口圧は、圧力-変位曲線において載荷開始後の直線部分を図の上方に延長し、曲線がこの直線から離脱する点の圧力値とした。この場合には、Ch.1の変位計の測定結果では 14.2MPa 、Ch.2では 13.3MPa と 0.9MPa の違いが生じている。

なお、同じ載荷条件下の同じ方向の亀裂に対して、S-800の載荷を2~3回繰り返して亀裂再開口圧を読み取った。この繰り返しによって 1MPa 程度の差は生じることがあったが、この程度の差を誤差の許容範囲と考えれば十分な再現性が認められた。図-13の曲線は、同じ条件で2回の繰り返しを行った2回目の載荷時の測定結果である。

図-13をもう一度みると、載荷過程を示す上側の曲線は、変位が0で圧力が $1\sim 1.5\text{MPa}$ の点からグラフが始まっている。これは、わずかな圧力の上昇に対し大きな変位が生じる載荷初期の曲線を削除して図示しているためである。また、載荷直後にわずかではあるが下に凸の曲線が得られていることがわかる。これらは、プローブの外側の摩擦シェルが孔壁に接触し

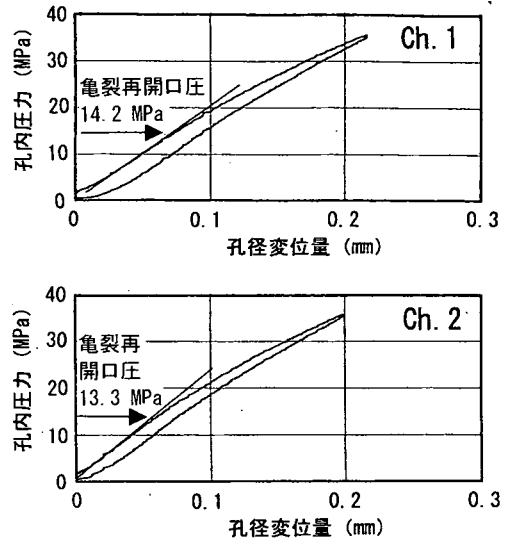


図-13 載荷試験における孔内圧力-孔径変位曲線 (供試体1, 載荷条件 $R_i=R_h=6\text{MPa}$, 亀裂角度 $\theta=25^\circ$ の例)

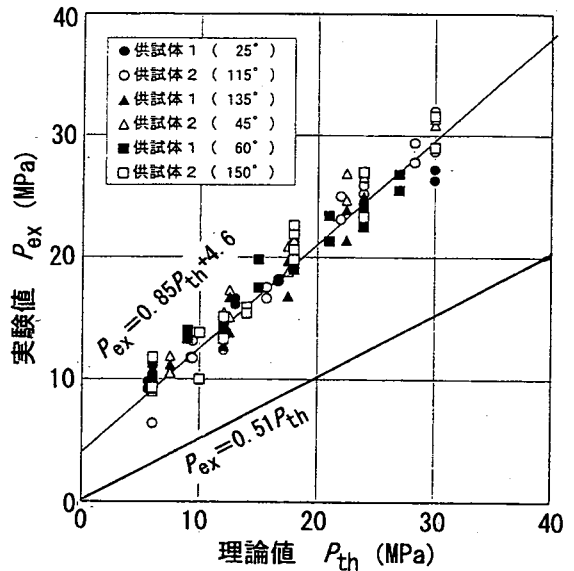


図-14 亀裂再開口圧の実験値と理論値の比較

たのち、圧力が上昇してプローブの内部と摩擦シェルが一体化して動き出すまでに必要な、いわば「なじみ」の載荷過程が存在するためである。除荷の最後の荷重が0に近いところにみられる下に凸の曲線も同様の理由で生じている。 3MPa 以下の部分では、この下に凸の曲線が見られるため、これ以下の小さな地圧は、このプローブでは測定が難しいことがわかる。

図-14は、この実験で得られた亀裂の再開口圧を、縦軸に実験値 P_{ex} を、横軸に理論値 P_{th} をとって整理したものである。ここに実験値 P_{ex} とは、実験で得られた圧力-変位曲線から読み取った亀裂再開口時のプローブの内圧 p_i である。一方理論値 P_{th} は、鉛直方向圧 R_v 、水平方向圧 R_h を供試体に载荷したときに、亀裂位置の孔壁に生じる圧縮応力 σ_c の大きさである。すなわち P_{th} は、式(2)に $P=R_h$ 、 $Q=R_v$ 、 α に水平方向から測った亀裂方向の角度を代入したときに得られる圧縮応力($\sigma_c=$) σ_θ を相殺する引張応力を意味し、式(2)の σ_θ と $P_{th}=-\sigma_\theta$ の関係がある。また P_{th} は、プローブの载荷による応力集中を無視した場合に、孔壁の亀裂位置に作用する σ_c を0とするプローブの内圧 p_i と考えることもできるから、式(4)で $\sigma_c=0$ 、 $k=1$ としたときの p_i の値でもある。図-14のグラフには、供試体2個の合計5本の亀裂の対する9種類すべての载荷条件に対する結果を示している。同一の条件に対して2~3回の载荷を繰り返したが、亀裂の再開口圧として採用したのは最後の载荷に対して得られた値である。このグラフには、2つの変位計の結果をそのまま示したので、同じ方向の亀裂の同じ载荷条件に対して2つの点がプロットされていることになる。すなわち、亀裂方向6種類、载荷条件9種類であるから、 $6 \times 9 \times 2 = 108$ 個の点がプロットされることになるが、 $R_v=R_h=15\text{MPa}$ の载荷条件を省略したケースが2回あったため、実際はこれらを除いて104個の点がプロットされている。物性の異なる2種類の供試体を用いたが供試体の違いによる傾向の違いは認められず、これらのすべての測定値に対して回帰直線を求めたところ、 $P_{ex}=0.85P_{th}+4.6$ の関係が得られた。

6. 考察

S-800プローブのウレタン・チューブの内側に作用させた油圧の測定値 p_i と、亀裂の造成位置のボーリング孔壁に作用する引張の接線方向直応力 σ_c との間には式(3)に示したように $\sigma_c=kp_i$ の関係があり、この応力集中係数は、すでに述べたように境界要素法解析により $k=1.95$ であることがわかった。従って、実験で得られた圧力-変位曲線から亀裂再開口圧が正しく読み取られていれば、図-14の実験値 P_{ex} と理論値 P_{th} の間には、図中に示した $P_{ex}=P_{th}/k=0.51P_{th}$ の関係が得られるはずである。しかしながら、実験結果はむしろ $P_{ex}=P_{th}$ に近い、 $P_{ex}=0.85P_{th}+4.6$ の関係が得られた。

S-800による地圧測定法については、現在までのところ理論的な検討よりも実験的検討が先行して行わ

れ、概ね妥当な地圧測定値が得られるとされていた。これは実験で $P_{ex}=P_{th}$ の結果が得られることを意味しており、本論文で求めた応力集中係数 k を無視し $k=1$ とおく、すなわち、プローブのウレタン・チューブの内側に作用する圧力と同じ大きさの応力が孔壁の亀裂発生位置に引張応力 σ_c として作用すると考えて差し支えないことを意味している。しかし、これは、実験で得られた圧力-変位曲線から亀裂再開口圧が正しく読み取られていることを前提とした場合である。

S-800を用いた地圧測定の現行の実務では、すでに述べたように測定された圧力-変位曲線において载荷開始後の直線部分を延長し、曲線がこの直線から離脱する点の圧力を亀裂の再開口圧と定めることとしている。しかし、図-13に示したように実測されたデータでは必ずしもこの直線部分と曲線部分が明確に区別できない場合が多い。このような場合には、载荷開始後の直線的な部分と、折れ曲がり後の曲線をそれぞれ直線で近似し、この2直線の交点を亀裂の再開口圧と見なすことになる。そこで、シミュレーション結果の圧力-変位曲線でこのような2直線の交点で亀裂再開口圧を求めたところ、図-10、図-11や表-1に示したように、理論値 P_{th} の2倍程度の値を亀裂再開口圧として読み取る可能性が高いことがわかった。もし、亀裂再開口圧の読み取り値が理論値 P_{th} の1.95倍の値となっていれば、 $k=1.95$ である応力集中係数を無視して $k=1$ としている誤りが、1と読み取るべき亀裂再開口圧を誤って1.95と読み誤ることで相殺されて $P_{ex}=P_{th}$ となり、結果的に地圧測定値が概ね妥当な値となる。また読み取り値が理論値 P_{th} の2.29倍の値となっていれば、 $P_{ex}=0.85P_{th}$ となり、実験結果で得られた回帰直線式、 $P_{ex}=0.85P_{th}+4.6$ の定数項を無視した場合に一致する。

従って、実験結果で得られた回帰直線の傾きは、亀裂再開口圧を平均的に2.29倍に読み誤っているためと思われる。また4.6MPaの定数項については、図-13で载荷直後や除荷の最後に下に凸の曲線が見られることからわかるように、プローブの外側の摩擦シェルが孔壁に接触したのち、圧力が上昇してプローブの内部と摩擦シェルが一体化して動き出すまでのいわば「なじみ」の载荷過程が存在するため、この「なじみ」のための圧力損失に対応するものと思われる。

圧力-変位曲線の折れ曲がり点は、S-800地圧測定法においては孔壁の亀裂の再開口を示す重要な情報であり、これを適切な方法で確実に検出するための研究と技術開発が今後必要である。これは、水

圧破碎による地圧測定で亀裂の再開口圧 (Reopening Pressure) が重要な情報でありながら、圧力-時間曲線から精度よく決定できないことに似ている。伊藤ら^{16), 17)}は、ボアホールの直径変化の代わりに、加圧中のボーリング孔壁面の周方向ひずみの変化を測定することができれば、スリープ・フラクチャリングや水圧破碎の亀裂の再開口圧を明確に検出できることを示し、実際に2種類の測定ゲージを開発して室内実験でその適用性を検討している。また著者ら¹⁸⁾は、水圧破碎の亀裂再開口圧の決定にはボーリング孔内でのAE測定が有効であることを報告している。今後亀裂の再開口圧を明確に検出できる測定ゲージやAE測定機能をゾンデに付加するなど測定手法の改善を行い、信頼性の向上をはかっていきたいと考えている。

7. まとめ

著者らは、測定者の意図する方向に自由に亀裂面を造成できるS-800プローブを用いた乾式一面破碎法に着目し、この測定手法の妥当性を理論的・実験的に検討した。この方法は、岩盤の弾性係数を用いず応力を直接測定できる点で水圧破碎法と同じ利点を有し、しかも人工亀裂内の間隙水圧に関する仮定を必要とせずに最大圧縮主応力を直接測定できる点で、水圧破碎法にない利点を有している。この検討結果をまとめると以下の通りである。

- (1) S-800プローブのボーリング孔孔壁への載荷状態を検討するため、鋼管の中にプローブを挿入して加圧し、鋼管の外壁に貼付したひずみゲージでひずみ分布を測定する実験を行った。境界要素法による数値解析を行ってその結果を測定されたひずみ分布と比較したところ、両者によい一致が見られた。このことにより、著者らの行ったプローブの載荷状態の数値解析的な表現は妥当であり、数値解析によりプローブの載荷機構の検討ができることがわかった。
- (2) S-800プローブの表面には鋸刃のような凹凸が加工されているため、半径方向直応力だけではなく、せん断応力も孔壁に作用する。鋼管試験に対する上記の数値解析の結果、半径方向応力もせん断応力も、プローブの開口部 ($\theta=0^\circ$) 付近では大きな値を示すこと、また開口部から $30\sim 90^\circ$ の範囲では、半径方向直応力は開口部付近で作用する最大値の80%程度の一定値が作用するが、せん断応力はほとんど作用しないことがわかった。
- (3) S-800による地圧測定では、造成した亀裂の再開口圧をプローブの内側に作用させた油圧の測定値 p_1

から求めるが、亀裂の造成位置のボーリング孔壁に作用する引張の接線方向直応力 σ_t と p_1 は $\sigma_t = kp_1$ の関係がある。無限媒体中に掘削したボーリング孔にプローブを挿入して載荷した状態をモデル化して数値解析したところ、この応力集中係数 k の値は1.95であることがわかった。

(4) S-800プローブには変位計が搭載されており、造成した亀裂に対して直方向の孔径変位を測定し、この圧力-変位曲線の折れ曲がり点の圧力 p_1 を亀裂再開口圧としている。そこで、境界要素法解析で圧力-変位曲線をシミュレートし、地圧状態との関係を検討したところ、造成した亀裂面に平行方向の地圧成分が直交する方向の地圧成分に比べて大きい場合、測定される圧力-変位曲線の折れ曲がり点が小さく、亀裂の再開口圧を見出しにくい傾向があることがわかった。

(5) 実際の測定では、載荷開始後の直線的な部分と、折れ曲がり後の曲線をそれぞれ直線で近似し、この2直線の交点を曲線の折れ曲がり点とみなし、その圧力値 p_1 を亀裂の再開口圧と見なすことが多い。そこで、境界要素法解析でシミュレートした圧力-変位曲線を用いて、この操作を行って亀裂再開口圧を求めたところ、正しい値より2倍程度大きく亀裂再開口圧を読み違える可能性が大きいことがわかった。

(6) 測定手法の妥当性を検討するため、1辺600mmの立方体のモルタル供試体を2個作製し、中心に円孔を穿ってS-800プローブを挿入し、供試体に拘束圧を加えた状態で、それぞれの供試体について順に3方向に亀裂の造成を行ったところ、少なくとも今回の実験の範囲では、いずれも意図した方向に亀裂を造成することができた。このことは、同じ場所で方向を変えて亀裂を造成できること、また既存亀裂の存在する岩盤中でも意図する方向に亀裂を造成できることを意味しており、S-800プローブを用いた地圧測定手法の実用的な有用性を示唆している。

(7) 造成したそれぞれの亀裂に対し、供試体に拘束圧を加えた状態でS-800プローブを用いた孔内載荷を行い、得られた圧力-変位曲線から実際の測定と同じ手順で亀裂の再開口圧 P_{α} を求めた。 P_{α} の値を縦軸に、弾性解による理論的な亀裂再開口圧 P_{th} を横軸にとってグラフに整理し、回帰直線を求めたところ、 $P_{\alpha} = P_{th}$ に近い、 $P_{\alpha} = 0.85P_{th} + 4.6$ の関係が得られた。

(8) すでに(3)で示したように、応力集中係数 $k = 1.95$ であるから、圧力-変位曲線から亀裂再開口圧を正しく読み取っていれば、 $P_{\alpha} = P_{th} / k = 0.51P_{th}$ の関係が得られるはずである。従って実験の結果は、

(5)で述べたように、亀裂再開口圧を正しい値より平均的に2倍程度大きく読み違えた結果と思われた。従って、圧力-変位曲線から亀裂の再開口を確実に検出するための研究と技術開発が今後必要である。

(9) 水圧破碎法は、人工亀裂内に間隙水圧が全く作用しないか逆にボーリング孔内圧と同じ大きさの間隙水圧が作用するかの現実とは異なるいずれかの仮説を設けなければ、地下開発に関して最も重要な最大圧縮主応力を測定できないのに対し、S-800地圧測定法はこのような仮説を設けることなく最大圧縮主応力を直接測定できるという利点を有している。今後、亀裂の再開口圧を明確に検出できる測定ゲージやAE測定機能をゾンデに付加するなど測定手法の改善を行い、信頼性の向上をはかっていきたいと考えている。

謝辞:本研究の数値解析については、それぞれ当時山口大学工学部4年生であった内田勉維君、大坂直哉君、石川康二君、鈴木貴司君、山口大学大学院理工学研究科博士前期課程2年生であった古田尚子さんの協力を得た。ここに記して深く感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 土木学会岩盤力学委員会試験・計測小委員会:初期地圧測定法の現状と課題, 土木学会, 1992.
- 2) 菅原勝彦:岩盤応力測定に関する研究の動向, 資源と素材, Vol.114, pp.834-844, 1998.
- 3) Haimson, B. C.: The hydrofracturing stress measuring method and recent field results, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol.15, pp.167-178, 1978.
- 4) Mizuta, Y., Sano, O., Ogino, S. and Katoh, H.: Three dimensional stress determination by hydraulic fracturing for underground excavation design, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol.24, pp.15-29, 1987.
- 5) Mizuta, Y., Kikuchi, S., Tokunaga, K. and Hara, M.: Studies on hydraulic fracturing stress measurement assisted by water jet borehole slotting, 資源と素材, Vol.110, pp.289-296, 1994.
- 6) Stephansson, O.: Rock stress measurement by sleeve fracturing, *Proceedings of 5th Congress of International Society for Rock Mechanics*, Melbourne, Balkema, Rotterdam, pp.F129-F137, 1983.
- 7) Stephansson, O.: Sleeve fracturing for rock stress measurement in boreholes, *Proceeding of International Symposium on Essais en Place, In Situ Testing*, Paris, Vol. 2, pp.571-578, 1983.
- 8) De La Cruz: Jack fracturing technique of stress measurement, *Rock Mechanics*, Vol.9, pp.27-42, 1977.
- 9) 横山幸也, 中西昭友:プレートフラクチャリングによる地圧測定法の提案, 第28回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.363-367, 1997.
- 10) 佐久間彰三, 菊地慎二, 水田義明, 世良田章正:ダブルフラクチャリング法による地山応力の測定, 土木学会論文集, No.406/III-11, pp.87-96, 1989.
- 11) 佐久間彰三, 菊地慎二, 中村哲也, 水田義明:ダブルフラクチャリング法による3次元応力場の決定, 土木学会論文集, No.448/III-19, pp.9-18, 1992.
- 12) Serata, S., Sakuma, S., Kikuchi, S. and Mizuta, Y.: Double fracture method of in situ stress measurement in brittle rock, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Vol.25, pp.89-108, 1992.
- 13) Serata Geomechanics Incorporation, US Pat. No.5,576,486 and No.5,675,088
- 14) Kirsch, C.: Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre, *Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure*, 42, pp.797-807, 1898.
- 15) Crouch, S. L. and Starfield, A. M.: *Boundary Element Methods in Solid Mechanics*, Uniwin Hyman, 1983.
- 16) Ito, T., Sato, A. and Hayashi, K.: Laboratory verification of a new dilatometer tool for stress measurement, *Proc. of the 4th North American Rock Mechanics Symposium*, NARMS 2000, Seattle, pp.881-884, 2000.
- 17) 伊藤高敏, 小野雅俊, 林一夫:ボアホール壁面の周方向変位計測センサーの開発, 第22回西日本岩盤工学シンポジウム論文集, pp.35-40, 2001.
- 18) 中山芳樹, 西村均, 石田毅, 水田義明:原位置AE計測による水圧破碎亀裂の挙動観測, 土木学会第30回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.218-222, 2000.

(2001.7.19 受付)

THEORETICAL AND EXPERIMENTAL INVESTIGATION ON SINGLE FRACTURE METHOD OF IN SITU STRESS MEASUREMENT

Tsuyoshi ISHIDA, Yoshiaki MIZUTA, Yoshiki NAKAYAMA,
Mitsugu YAMASHITA and Kazuki SHINGU

Hydraulic fracturing stress measurements cannot provide the magnitude of maximum compressive stress with sufficient reliability. To overcome the defect, a new loading probe that can generate a fracture plane in any desirable direction, was developed. The authors examined a borehole wall stress condition induced by the probe and simulated a pressure-displacement curve using a boundary element method. The laboratory experiments provided apparent acceptable results, however, this investigation elucidated that the results come from the fact that ignoring twice large stress concentration at a crack position was canceled out by misreading a re-opening pressure twice large. Thus, it was found that establishment of a method to determine a correct re-opening pressure is essential to make this